



OULUN YLIOPISTO
UNIVERSITY of OULU

KONETEKNIIKAN KOULUTUSOHJELMA

VIRTUAALINEN VÄSYMISTESTAAMINEN

Immo Niskanen

Kandidaatintyö, jonka aihe on hyväksytty
Oulun yliopiston Konetekniikan koulutusohjelmassa 18. tammikuuta 2021

Ohjaaja: Tero Frondelius

TIIVISTELMÄ OPINNÄYTETYÖSTÄ

Oulun yliopisto Teknillinen tiedekunta

| | | | |
|---|----------------|--|-----------|
| Koulutusohjelma (kandidaatintyö, diplomityö) | | Pääaineopintojen ala (lisensiaatintyö) | |
| Konetekniikka | | | |
| Tekijä | | Työn valvoja | |
| Niskanen, Immo | | Frondelius, T. Prof. | |
| Työn nimi | | | |
| VIRTUAALINEN VÄSYMISTESTAAMINEN | | | |
| Opintosuunta | Työn laji | Aika | Sivumäärä |
| Teknillinen mekaniikka | Kandidaatintyö | Maaliskuu 2021 | 37 s. |
| Tiivistelmä | | | |
| <p>Väsymisen tutkiminen ilmiönä on tärkeää, sillä se on usein rakenteiden kestoiän määrittävä tekijä. Ilmiön enustamiseksi on kehitetty useita erilaisia malleja. Näiden mallien tarkkuudet vaihtelevat ja kaikki mallit eivät toimi kaikissa tilanteissa, minkä vuoksi yksikään malli ei ole vielä saanut yleistä hyväksyntää. Työssä perehdytään virtuaalisen väsymistestaamisen historiaan, tulevaisuuden näkymiin, sekä tarkastellaan erilaisten kappaleiden käyttäytymistä yhden tällaisen mallin avulla. Lisäksi työssä käydään pintapuolisesti läpi materiaalien väsymistä ilmiönä.</p> <p>Tarkasteltava malli on kiteiden plastisuuteen perustuva elementtimalli. Kideplastisuusmallin tarjoama lähestymistapa mahdollistaa väsymisen tarkastelemisen mikromekaanisella tasolla. Jaksollisen kuormituksen vaikutuksen plastisuuteen ja mikrorakenteellisten ominaisuuksien ymmärtäminen on oleellista, jotta voidaan muodostaa kattava käsitys väsymisestä ilmiönä. Yksinkertaisuuden vuoksi mallista on jätetty materiaalin vaurioitumisen vaikutus pois ja se on muutettu toimimaan pienten siirtymien teorian mukaisesti. Kideplastisuusmalli otettiin käyttöön Zset-ohjelmistossa, jossa sillä suoritettiin elementtimenetelmäsimulaatioita. Tulosten käsittelyssä käytettiin Pythonia.</p> <p>Mallilla suoritetaan puhtaan materiaalin ja sulkeuman sisältävien kappaleiden vetokokeita sen toiminnan arvioimiseksi. Sulkeuman sisältävää materiaalia tarkastellaan myös väsyttävässä jaksollisessa kuormituksessa. Tarkasteltaville kappaleille on annettu martensiittisen suurlujuusteräksen arvot. Sulkeumat ovat pyöreitä ja täydellisesti kiinnittyneitä materiaalin matriisiin. Sulkeuman tarkastelussa on käytetty jokaisessa tilanteessa alumiinioksidille tyypillistä suurta kimmokerrointa, lukuun ottamatta osiota, jossa tarkastellaan sulkeuman kimmomoduulin vaikutusta materiaalin käyttäytymiseen. Kideplastisuusmallin havaitaan tuottavan realistisia tuloksia plastisen käyttäytymisen perusteella. Myös kideorientaation vaikutus on selvästi havaittavissa koetilanteissa.</p> <p>Avainsanat: kideplastisuus, mikromekaniikka, simulaatio, väsymismalli</p> | | | |
| Muita tietoja | | | |

ABSTRACT FOR THESIS

University of Oulu Faculty of Technology

| | | | |
|---|-------------------|-----------------------------------|-----------------|
| Degree Programme (Bachelor's Thesis, Master's Thesis) | | Major Subject (Licentiate Thesis) | |
| Mechanical engineering | | | |
| Author | | Thesis Supervisor | |
| Niskanen, Immo | | Frondelius, T. Prof. | |
| Title of Thesis | | | |
| VIRTUAL FATIGUE TESTING | | | |
| Major Subject | Type of Thesis | Submission Date | Number of Pages |
| Engineering mechanics | Bachelor's Thesis | March 2021 | 37 p. |
| <p>Abstract</p> <p>Research of fatigue as a phenomenon is important as it is often the defining factor of a component's life. Many models have been developed to predict material fatigue, yet all of these models have inaccuracies and do not work in every situation. Therefore there is no universal acceptance for any model as the best for modeling fatigue. This work focuses on the history of fatigue modeling, future of virtual fatigue testing and fatigue as a phenomenon. A model based on crystal plasticity and its functioning is inspected in greater detail.</p> <p>The inspected model uses the finite element method for simulations. The crystal plasticity approach enables investigating fatigue as a micromechanical phenomenon. Understanding the effects of cyclic loading on plasticity and microstructural properties is crucial for complete understanding of material fatigue. For simplicity, material damage is not considered in this work. The crystal plasticity model is also transformed for the theory of small deformations. The model was used for FEM simulations in Zset-software and Python was used to process the results.</p> <p>The model was used to simulate a tensile test for clean material and for material with a round inclusion. Clean material was also simulated in cyclic loading. The values of a high strength martensitic steel were used for the material. The inclusions used were bonded perfectly to the material matrix. They were given a Young's modulus typical of aluminum oxide inclusion in all the simulations except for the study of material behavior's dependence on inclusion stiffness. The crystal plasticity model produces realistic results based on the plastic behavior. It also simulates accurately the effect of crystal orientation.</p> <p>Keywords: crystal plasticity, micromechanics, simulation, fatigue model</p> | | | |
| Additional Information | | | |

ALKUSANAT

Tämän kandidaatintutkielman tarkoitus on tutustua virtuaaliseen väsymistestaukseen. Työ on tehty osana kandidaatin tutkintoa Oulun yliopistossa ja perustuu työhöni Oulun yliopiston kone- ja materiaalitekniikan tutkimusyksikössä. Haluan erityisesti kiittää Matti Lindroosia kideplastisuusmallin käytön ja simuloinnin opastamisesta, Joonas Vaaraa ja Anssi Laukkasta hyvistä neuvoista, sekä työn ohjaajana toiminutta professori Tero Frondeliusta.

Oulu, 11. maaliskuuta 2021



Immo Niskanen

SISÄLLYSLUETTELO

| | |
|--|----|
| TIIVISTELMÄ | 2 |
| ABSTRACT | 3 |
| ALKUSANAT | 4 |
| MERKINNÄT JA LYHENTEET | 6 |
| 1 JOHDANTO | 8 |
| 2 VIRTUAALISET VÄSYMISKOKEET | 9 |
| 2.1 VÄSYMINEN ILMIÖNÄ | 9 |
| 2.1.1 KORKEAN KUORMANVAIHTOLUVUN VÄSYMINEN | 10 |
| 2.2 HISTORIAA | 10 |
| 2.3 TAVOITTEET TULEVAISUUDESSA | 12 |
| 3 KÄYTETTÄVÄ MATERIAALI JA MALLI | 15 |
| 3.1 MATERIAALIN MIKROMEKAANINEN MALLI | 15 |
| 3.1.1 MIKRORAKENTTEEN MALLINTAMINEN | 15 |
| 3.1.2 ELEMENTTIVERKON LUOMINEN | 16 |
| 3.2 KIDEPLASTISUUSMALLIN PERUSTA | 16 |
| 3.3 KÄYTETYT PARAMETRIT | 19 |
| 4 TULOKSET | 20 |
| 4.1 SIMULOINTITILANNE | 20 |
| 4.1.1 PUHTAAN MATERIAALIN VETOKOE | 20 |
| 4.1.2 VETOKOKEITA ERILAISILLA SULKEUMILLA | 21 |
| 4.1.3 SULKEUMAN KIMMOKERTOIMEN VAIKUTUS KAPPA- LEEN KÄYTTÄYTYMISEEN | 24 |
| 4.1.4 SULKEUMAN SISÄLTÄVÄN KAPPALEEN SYKLINEN KUOR- MITUS | 27 |
| 4.2 ELEMENTTIVERKON TIHEYDEN VAIKUTUKSEN TARKASTE- LU | 30 |
| 5 YHTEENVETO | 33 |
| 6 LÄHDELUETTELO | 34 |

MERKINNÄT JA LYHENTEET

| | |
|-----------------------------------|--|
| γ^s | dislokaation liukuma |
| ν | plastinen liukuma |
| $\rho\Psi$ | energiatiheysfunktio |
| τ^s | leikkausjännitys systeemissä |
| τ_0 | kriittinen leikkausjännitys |
| $\underline{\epsilon}$ | deformaatiogradientti |
| $\underline{\underline{\Lambda}}$ | elastisen jäykkyyden tensori |
| \underline{C}^e | Cauchy-Green tensori |
| \underline{E}_{gl} | Green-Lagrange venymätensori |
| \underline{m}^s | kiteen orientaatiotensori |
| b | isotrooppisen lujittumisen parametri |
| c | kinemaattisen lujittumisen materiaaliparametri |
| d | kinemaattisen lujittumisen materiaaliparametri |
| H_{rs} | vuorovaikutusmatriisi |
| K | materiaalin viskoosivastusparametri |
| n | materiaalin venymänopeusriippuvuusparametri |
| Q | isotrooppisen lujittumisen parametri |

| | |
|-------|---|
| r^s | isotrooppisen lujittumisen muuttuja |
| t | aika |
| x^s | kinemaattisen lujittumisen parametri |
| FEM | elementtimenetelmä (finite element method) |
| HCF | korkean kuormanvaihtoluvun väsyminen (high cycle fatigue) |
| SFEM | stokastinen elementtimenetelmä (stochastic finite element method) |
| XFEM | laajennettu elementtimenetelmä (extended finite element method) |

1 JOHDANTO

Väsyminen on yksi tärkeimmistä tutkimuskohteista rakenteiden kannalta. Se aiheuttaa rikkoutumisia kaikenlaisissa rakenteissa silloista lentokoneisiin. Väsyminen on usein rakenteen kestoajan määrittävä tekijä, johtuen esimerkiksi materiaalissa olevista vioista, kuten sulkeumista, huokosista ja mikroskooppisista säröistä (Schäfer et al. 2019). Erilaiset väsymismekanismit ovat yleisesti hyvin tunnettuja ja materiaalin väsyminen on laaja ja tärkeäksi koettu tutkimusalue (Schreiber et al. 2020). Erityisesti uusia materiaaliratkaisuja kehitettäessä usein käsitellään monimutkaisempia mikrorakenteita suuremman lujuuden ja sitkeyden saavuttamiseksi, ja siten väsymiseen johtavien kausaaliteettien tutkiminen on tärkeä osa kehitystä.

Materiaalin väsymisen kattava ymmärtäminen ilmiönä on erittäin tärkeää komponenttien suunnittelussa. Virtuaalinen väsymistestaaminen tarjoaa useita etuja perinteisiin fyysisiin kokeisiin nähden. Se mahdollistaa paremman materiaaliratkaisujen optimoinnin, jolloin rakenteista saadaan kevyempiä ja kestävämpiä, ja nopeuttaa suunnitteluprosessia vähentämällä fyysisten kokeiden tarvetta. Virtuaalisen väsymistestaamisen voisikin määritellä todellisten koekappaleiden suuren tarkkuuden digitaalisten kaksosten simulaatioiksi. Virtuaalisessa väsymistestaamisessa on kuitenkin vielä paljon kehitettävää. Väsymiseen liittyviä tekijöitä on hyvin paljon, eikä kaikkien niiden yksityiskohtaisia vaikutuksia vielä tunneta täysin. (Gomez-Escalonilla et al. 2020)

Virtuaalista väsymistestaamista varten on kehitetty useita erilaisia malleja, jotka perustuvat makrotason analyysiin tai monitasomallinnusmenetelmiin. Tässä työssä tarkastellaan virtuaalista väsymistestaamista yleisellä tasolla ja keskitytään tarkemmin väsymisen mallintamiseen Lindroos et al. (2019) kehittämää kideplastisuusmallia tarkastelemalla. Työssä tutkitaan mallin käyttäytymistä ensin tavallisella puhtaalle materiaalille suoritettavalla vetokokeella, jonka jälkeen tarkastellaan sulkeumien koon ja kimmokertoimen vaikutusta kappaleen kumulatiivisen venymän ja jännitysten jakaumien avulla. Lopuksi tarkastellaan vielä sulkeuman sisältävää kappaletta syklisen kuormituksen alaisena. Elementtimallille suoritetaan myös konvergenssitarkastelu tulosten elementtiverkkoriippuvuuden arvioimiseksi.

2 VIRTUAALISET VÄSYMISKOKEET

2.1 VÄSYMINEN ILMIÖNÄ

Kappaleen altistuessa jaksolliselle kuormitukselle mahdollistuu väsymissärön ydintyminen mikroskooppisella tasolla. Kuormituskertojen lisääntyessä särö voi kasvaa makroskooppiseen kokoon. Kriittisen särön koon ylittyessä tapahtuu kappaleen murtuminen. Väsymiseksi määritellään kuormanvaihtokerrat kappaleen rikkoutumiseen saakka. Materiaalin väsymisikään vaikuttavat useat tekijät, kuten pinnanlaatu, jäännösjännitykset ja erilaiset ympäristötekijät. Näiden tekijöiden ymmärtäminen ja tunnistaminen on erittäin tärkeää väsymiskäyttäytymisen analysoimisen kannalta. (Schijve 2001)

Väsymisiän ensimmäiseksi vaiheeksi mielletään yleensä syklimäärä mikrosärön ydintymiseen. Tähän vaiheeseen sisältyy myös mikrosärön kasvu. Mikrosärö on kuitenkin vielä niin pieni, että sitä ei voida havaita paljain silmin. Toinen vaihe materiaalin väsymisiässä on syklimäärä särön kasvamiselle makroskooppiseksi ja eteneminen kappaleen murtumiseen saakka (Sangid 2013). Väsymisiän jakaminen kahteen vaiheeseen on järkevää, sillä särön ydintymiseen vaikuttavat useat käytännön tekijät, mutta särön kasvuun ne vaikuttavat vain rajoittuneesti tai eivät ollenkaan (Schijve 2001).

Väsymisessä materiaaliin muodostuu dislokaatioita plastisen muodonmuutoksen seurauksena, jotka syklistä kuormituksesta johtuen kasaantuvat. Tämän seurauksena venymä paikallistuu materiaaliin. Venymä kerääntyy erityisesti suotuisasti suuntautuneisiin rakeisiin ja syklimäärän kasvaessa venymää havaitaan useammissa rakeissa. Plastisuuden paikallistumisen aiheuttama dislokaatioiden kasaantuminen voi johtaa liukunauhojen muodostumiseen ja edelleen säröjen syntymiseen. (Sangid 2013)

Särön muodostuttua se aiheuttaa epähomogeenisen jännitys jakauman ympärilleen mikrotasolla. Jännitys jakauman huippu on särön kärjessä. Jos mikrosärö alkaa kasvaa rakeesta toiseen, on liukunauhojen liike rajoittuneempaa raerajoista johtuen. Samalla yksittäisen liukusysteemin kyky aiheuttaa muodonmuutosta vaikeutuu. Tällöin muodonmuutos tapahtuu erisuuntaisilla liukutasoilla ja särö alkaa kasvaa eri suuntaan alkuperäisestä liukusysteemistä. Särön kasvu on riippuvainen syklisen kuor-

mituksen aiheuttamasta plastisuudesta ja mahdolliset liukuman estävät tekijät voivat pysäyttää särön kasvun. Säröjen onkin havaittu alkavan kasvaa suhteellisen suurilla nopeuksilla, hidastuen ajan kanssa ja jopa pysähtyen kokonaan leviämisen estävien tekijöiden takia. (Schijve 2001)

2.1.1 KORKEAN KUORMANVAIHTOLUVUN VÄSYMINEEN

Korkean ja erittäin korkean kuormanvaihtoluvun väsymisen tutkiminen on tärkeää matalan rikkoutumisriskin komponenttien suunnittelun kannalta (Przybyla et al. 2013). Korkean kuormanvaihtoluvun väsymisessä, eli HCF:ssä, materiaalit viettävät suuren osan kestoiästään mikrosäröjen ydintymis- ja etenemisvaiheessa. Syklisen plastisuuden ja mikrorakenteellisten muotojen vaikutuksen ymmärtäminen on kriittistä korkean kuormanvaihtoluvun väsymisessä. Tässä työssä tarkasteltava ki-deplastisuusmalli pyrkii kuvaamaan erityisesti näitä vaikutuksia (Lindroos et al. 2019).

HCF on pienistä elastisista venymistä johtuvaa väsymistä suuren kuormanvaihtoluvun seurauksena. Siinä kappaleeseen jännitykset aiheutuvat keskijännityksestä ja vaihtelevasta jännityksestä. Vaihteleva jännitys voi olla mekaanista tai esimerkiksi lämpötilasta johtuvaa. HCF vaatii suuren määrän kuormanvaihtoja, koska kappaleen makroskooppinen muodonmuutos on elastista. Globaalisti jännitykset eivät yleensä ylitä materiaalin myötörajaa, eikä materiaalissa ole yleensä makroskooppista plastista venymää (Xin 2013). Tämän perusteella Dang Van teki hypoteesin, jonka mukaan väsymismurtumaa ei tapahdu, jos materiaalin epäsuotuisimmin suuntautuneen ki-teen vastaus sykliseen kuormitukseen on niin kutsuttu elastic shakedown. Elastic shakedown -ilmiössä materiaali käyttäytyy täysin elastisesti alkuperäisen mahdollisesti plastisen kuormituksen jälkeen. Saman periaatteen pohjalta onkin kehitetty useita väsymismalleja (Ballard et al. 1995).

2.2 HISTORIAA

Väsymismallien kehitys alkoi jo 1940-luvulla, jolloin Miner kehitti hyvin paljon käytetyn Minerin säännön. Minerin sääntö arvioi kappaleen jäljellä olevaa kestoikää kumulatiivisen vaurioitumisen pohjalta. Tämä sääntö toimii pohjana hyvin monelle sen jälkeen kehitetylle väsymismallille (Schreiber et al. 2020).

Ennen laskennallisten mikromekaanisten mallien syntyä kehitettiin useita Minerin säännön kaltaisia kaavamalleja väsymisen ennustamiseksi. Tällaisia malleja kehitetään ja käytetään vielä nykypäivänäkin. Yksi tällainen malli on 1980-luvulla Charboche & Lesne (1988) kehittämä epälineaarinen jatkuva väsymismalli. Tällaisten empiiristen laskennallisten mallien etu on niiden käytön yksinkertaisuus ja laskennallinen keveys verrattuna esimerkiksi elementtimenetelmiä, eli FEM:iä, käyttäviin malleihin. Tietokoneiden laskentatehon ollessa vielä hyvin rajallinen oli mallin yksinkertaisuus suuri etu. Tätä mallia käytetään vielä nykypäivänäkin sen tehokkuuden vuoksi (Kumpula et al. 2017).

Väsymisen laskennallista mikromekaniikkaa alettiin kehittää 1980-luvun puolivälissä, jolloin kehitettiin ensimmäiset elementtimallit, joiden avulla tutkittiin leikkautumisen paikallistumista monikiteisissä materiaaleissa ottaen huomioon sitkeyden ja lujuuden vaikutuksen. Needleman kehitti kollegoidensa kanssa elementtimallin, joka huomioi raerajavoidien ja kuitujen vuorovaikutuksen matriisin kanssa säröjen ja voidien ydintymisprosessissa. Myöhemmin Needleman laajensi mallin ottamaan huomioon rajapintojen välisen rikkoutumisen idealisoitujen tai todellisten mikrorakenteiden elementtimalleissa. (Przybyla et al. (2013), Sham & Needleman (1983), Christman et al. (1989))

1990-luvulla panostettiin merkittävästi mikrorakenteellisten ominaisuuksien vuorovaikutuksen mesoskooppiseen laskennalliseen mallintamiseen heterogeenisissä materiaaleissa. Esimerkiksi Sehitoglu et al. (2004) kehittämän elementtimallin avulla pystyttiin kuvaamaan väsymissärön sulkeutumista ja avautumista huomioiden kaksi eri liukutasoa materiaalissa. Muissakin tutkimuksissa alettiin huomioida materiaalin rakeiden suuntautumisjakauman vaikutus ja raerajaverkon vaikutus rikkoutumiseen suuren skaalan kideplastisuuselementtimalleissa (Przybyla et al. 2013).

Väsyminen on ilmiönä hyvin mielivaltaisesti tapahtuvaa (Liu & Mahadevan 2007). Sen kunnollinen ymmärtäminen vaatii sekä tilastollista, että todennäköisyyteen perustuvaa lähestymistapaa. 1990-luvulla alettiin huomioida tätä mielivaltaisuutta mikrorakenteen satunnaisuuden ja todellisen kuormituksen satunnaisuuden kautta. Esimerkiksi Shen et al. (2000) käsitteli väsymisvaurion kertymistä satunnaisena muuttujana. Stokastinen elementtimenetelmän, eli SFEM:in, käyttö väsymisen mallintamiseen alkoi myös yleistyä näihin aikoihin (Peng et al. 1998).

Elementtimenetelmää käyttävien mallien yksi suurimmista haasteista on väsymissä-

rön kasvun mallintaminen (Rege & Lemu 2017). Tämän ongelman ratkaisemiseksi kehitettiin 90-luvun lopussa Moës et al. (1999) toimesta XFEM. XFEM, eli laajennettu elementtimenetelmä, mahdollistaa särönkasvun mallintamisen ilman kappaleen uudelleenverkottamista väsymissärön edetessä.

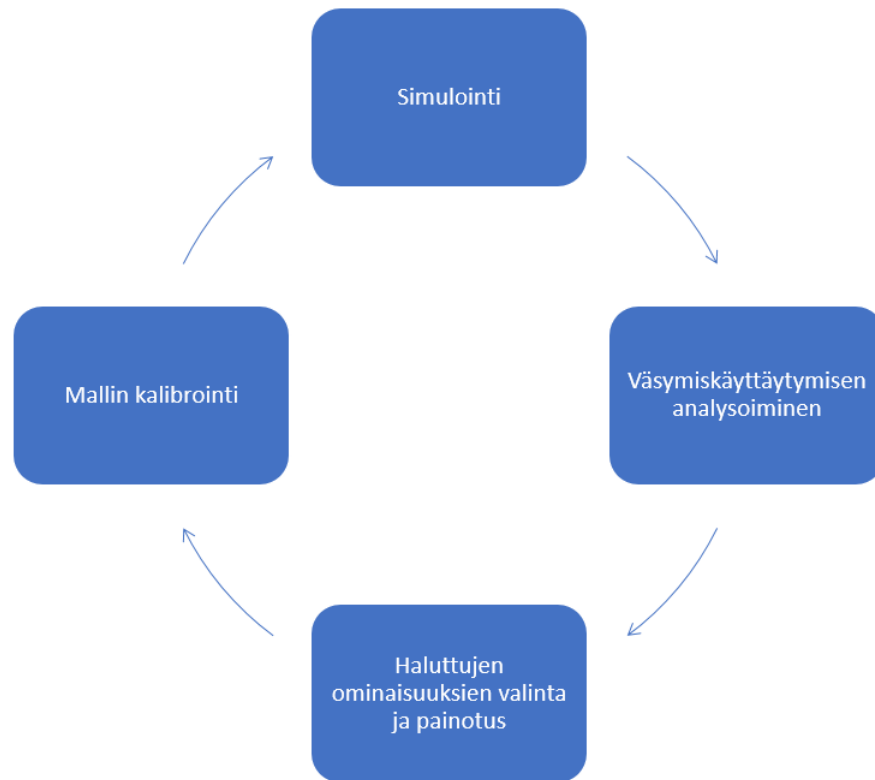
Kideplastisuuteen perustuvien mallien teoreettinen pohja kehitettiin jo 70-luvulla (Cailletaud 2010). Kideplastisuuselementtimallit ovat nykypäivänä yksiä keskeisimmistä mikrorakenteen ominaisuudet huomioivista malleista. Niiden suosio ja kehitys lähti kasvuun erityisesti 2000-luvun alussa, vaikka malleja oltiin jo 90-luvun puolella kehitetty ja käytetty. Kideplastisuusmallien etu on niiden kyky ratkaista materiaalin kiteiden välisiä mekaanisia ongelmia monimutkaisten sisäisten tai ulkoisten reunaehto- ja kuormitusolosuhteiden kanssa. Tämä etu ei ole pelkästään laskennallinen, vaan se on myös olennainen osa kiteiden mekaniikkaa mahdollistaen tehokkaan mikromekaanisen mallintamisen. Kideplastisuusmallit mahdollistavat lisäksi useiden erilaisten plastisten virtaussääntöjen käytön ja lujittumisen mallintamisen liukusysteemien tasolla (Roters et al. 2010).

Faasikenttämallien kehitys sai paljon vauhtia 2010-luvulla. Ne ovat saaneet paljon huomioita osakseen erityisesti sen takia, että faasikenttämalli on tehokas lähestymistapa teräviä rajapintoja sisältäviin ongelmiin, joten se sopii hyvin esimerkiksi säröjen kasvuun liittyviin ongelmiin. Se ei myöskään vaadi monimutkaista elementtien irrottamista toisistaan ja mallin uudelleen verkottamista särön mallintamiseksi (Schreiber et al. 2020). Tu et al. (2020) kehittivät yhdistetyn kideplastisuus-faasikenttämallin, joka yhdistää kideplastisuuden deformaatioperiaatteet faasikenttämalliin.

2.3 TAVOITTEET TULEVAISUUDESSA

Yksi tärkeimmistä virtuaalisen väsymistestaamisen tavoitteista tulevaisuudessa on fyysisten väsymiskokeiden korvaaminen. Tähän tavoitteeseen on vielä matkaa, mutta mallien tarkkuus kuitenkin kasvaa koko ajan. Vaikka tietokoneiden laskentateho on kasvanut eksponentiaalisesti viime vuosina, rajoittaa se silti suurempien kappaleiden digitaalisten kaksosten käyttöä. Toinen erittäin tärkeä tavoite virtuaaliselle väsymistestaamiselle on mahdollisuus havaita ja täten välttää ongelmia suunnitteluvaiheessa, mikä lyhentää suunnittelusykliin kuluva aikaa ja elinkaarikustannuksia (Gomez-Escalonilla et al. 2020). Sen avulla voidaan myös luoda väsymistä paremmin

vastustavia komponentteja ja optimoida rakenteiden materiaalearratkaisuja paremmin (Lindroos et al. 2019). Kuvassa 1 on esitetty yksinkertainen esimerkki virtuaalisen väsymistestaamisen käyttämisestä materiaalearratkaisun optimointiin.



Kuva 1: Yksinkertainen esimerkki virtuaalisen väsymistestaamisen hyödyntämisestä suunnittelu- ja materiaalioptimointiprosessissa.

Virtuaalisen väsymistestaamisen kokonaisvaltainen toteuttaminen vaatii hyvin kattavat mallintamismenetelmät, kuten integroidun multifysiikan kuormitusten ja vaurioiden mallintamiseksi ja ratkaisemiseksi, monitasoisen vaurioiden mallintamisen materiaalin mikrorakenteen vaikutuksen huomioimiseksi, sekä epävarmuuteen liittyvien tekijöiden huomioimisen. Näiden asioiden seurauksena tarvitaan kyky käsitellä kaikki syntyvä data. Digitaalisen kaksosen käytön vaatimuksia tarkastellessa on helppo käsittää, miksi tietokoneiden nopeus rajoittaa sen käyttöönottoa vielä nykypäivänäkin. (Ocampo et al. 2020)

Erityisesti ilmailuteollisuudessa on panostettu digitaalisen kaksosen käyttöönottoon. Gomez-Escalonilla et al. (2020) onkin määrittänyt julkaisussaan Airbusin valitsemia menetelmiä, joiden avulla tulevaisuudessa pelkästään digitaalisen kaksosen käyttö

lentorakenteen testaukseen ja sertifiointiin voisi olla mahdollista. Rakenteiden käyttäytymisen kuvaamiseen sopii hyvin perinteinen FEM, joka näin ollen on digitaalisen kaksosen selkäranka. Suurten jännitysgradienttien alueilla käytetään paremman tehokkuuden vuoksi elementitöntä Galerkinin menetelmää, eli EFGM:ää. Väsymisvaurioiden syntyminen sisällytetään rakenteen käyttäytymismalliin kontinuumivaurioitumismekaniikan avulla, joka myös kykenee mallintamaan rakenteen jäljellä olevaa lujuutta. Särönkasvun mallintamiseen on valittu XFEM. Väsymisen mielivaltaisuutta kuvataan SFEM:llä ja Monte Carlo -simulaatioilla. Airbus on todennut näiden menetelmien tarkkuuden riittävän suureksi digitaaliselle kaksoselle käytettäväksi.

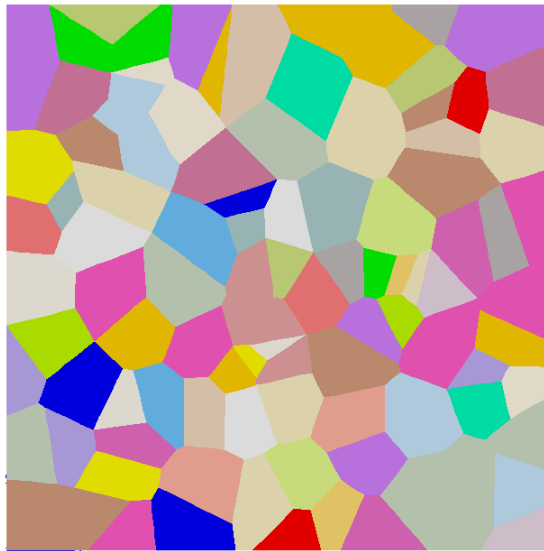
Virtuaalisen väsymistestaamisen edistämiseksi on aloitettu ASSIST-projekti. Projektin nimi tulee sanoista "the advancing structural simulation to drive innovative sustainment technologies". Sen tarkoitus on suorituskykytestata edistyneimpiä väsymismalleja todellisiin ilmailusovellutuksiin ja tulosten perusteella arvioida menetelmien tehokkuutta. Tuloksia tarkasteltaessa huomioidaan myös särön kasvun tapahtuminen, venymän toteutuminen ja termoelastinen jännitysanalyysi. (Dixon et al. 2020)

3 KÄYTETTÄVÄ MATERIAALI JA MALLI

3.1 MATERIAALIN MIKROMEKAANINEN MALLI

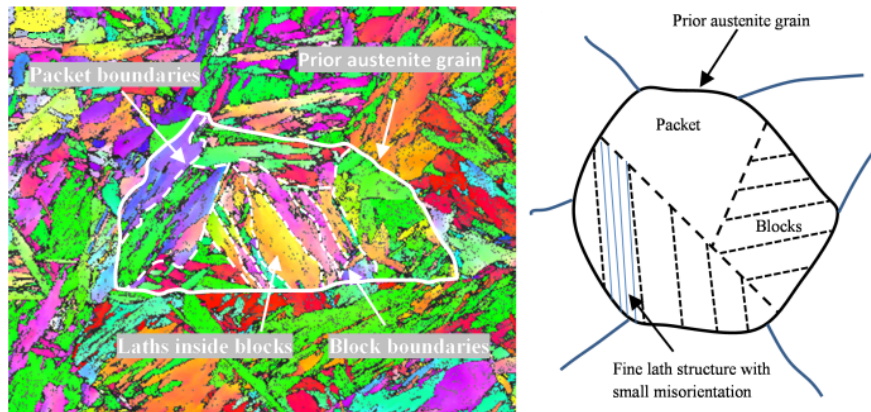
3.1.1 MIKRORAKENTEEN MALLINTAMINEN

Simuloitava puhtaan materiaalin mikrorakenne on luotu Voronoin tessellaatiota käyttäen. Rakenne on esitetty kuvassa 2 ja muistuttaa tyypillistä perinnäisistä austeniittirakeista koostuvaa mikrorakennetta. Jokaiselle rakeelle on annettu oma kideorientaationsa, mikä mahdollistaa mielivaltaisen monikiteisen mikrorakenteen ominaisuuksien tarkastelun. (Lindroos et al. 2019)



Kuva 2: 100-rakeinen jäännösausteniittia muistuttava mikrorakenne, jota käytettiin vetokokeessa.

Kolme muuta simuloitavaa mikrorakennetta olivat martensiittisen alirakenteen omavia kappaleita, joissa oli pyöreä sulkeuma keskellä. Rakenteet on esitetty kuvassa 6. Martensiitti koostuu sälemäisistä rakenteista, mistä johtuen rakeet ovat pieniä ja raerajojen määrä suuri (Schäfer et al. 2019). Martensiittiselle mikrorakenteelle usein idealisoidaan kolme hierarkiatasoa, joista ylin on perinnäinen austeniittirae. Martensiitin sälemäinen rakenne ja hierarkiatasot on esitetty kuvassa 3 Perinnäinen austeniittirae puolestaan jakautuu martensiittiblokkeihin, ja martensiittiblokkit koostuvat martensiittisäleistä (Holappa 2020).



Kuva 3: Havainnollistava kuva martensiitin mikrorakenteesta ja hierarkiatasoista (Lindroos 2016). Vasemmalla on esitetty hierarkiatasot osana sälemartensiitin mikrorakennetta ja oikealla on yksinkertaistettu selventävä kuva hierarkiatasoista.

Sulkeuma mallinnettiin täysin kiinnittyneenä materiaalin matriisiin. Pyöreä muoto on esimerkiksi alumiinioksidoille tyypillinen. Täysin matriisiin kiinnittynyt sulkeuma on vähiten kriittinen materiaalin väsymisen kannalta (Schäfer et al. 2019).

3.1.2 ELEMENTTIVERKON LUOMINEN

Kaikissa koekappaleissa on käytetty lineaarisia kolmioelementtejä mallin verkottamiseen. Verkottaminen on suoritettu Zset-ohjelmiston mesher-moduulilla. Elementtien määrä 100-rakeisessa kappaleessa on 4712 ja sulkeuman sisältävissä kappaleissa elementtejä on 18721 kappaletta. Elementtiverkon tiheyden vaikutusta mikrorakenteen simuloinnin tuloksiin tarkastellaan osiossa 4.2.

3.2 KIDEPLASTISUUSMALLIN PERUSTA

Kideplastisuus on monitasoinen, atomitasolta alkava prosessi. Siinä dislokaatioytimet hallitsevat useita paikallisia ominaisuuksia, kuten liukutasojen käyttäytymistä ja siihen liittyvää dislokaatioiden liikettä, sekä ydintymisprosesseja. Dislokaatioytimeksi kutsutaan dislokaatiolinjan välittömässä läheisyydessä olevaa aluetta. Kideplastisuudessa dislokaatioiden liike aiheuttaa muodonmuutoksia kappaleessa (Rodney et al. 2017). Monikiteiset materiaalit ovat mekaanisilta ominaisuuksiltaan anisotrooppisia. Deformaatio on riippuvainen kuormituksen suunnasta ja geometrian aiheuttamista rajoitteista. Anisotropian seurauksena materiaalin mekaniikkaan liittyvät ominaisuudet, kuten lujuus, muodonmuutos, sitkeys ja lujittuminen, ovat suuntariippuvaisia (Roters et al. 2010).

Tässä työssä tarkastellaan Lindroos et al. (2019) kehittämää kideplastisuusmallia. Yksinkertaisuuden vuoksi kuitenkin mallin vaurio-osuus jätetään huomiotta, jolloin siinä vaikuttavat vain elastinen ja plastinen muodonmuutos. Malli on tässä tapauksessa myös muutettu pienten siirtymien teorian mukaiseksi. Kideplastisuusmalli on esitetty yksittäiselle kiteelle.

Mallin kokonaisvenymä koostuu elastisesta ja plastisesta osasta:

$$\underline{\epsilon} = \underline{\epsilon}^E + \underline{\epsilon}^P \quad (1)$$

Kiteen suunnan määräävän orientaatiotensorin sisältävän plastisen venymän nopeus voidaan kirjoittaa muodossa

$$\dot{\underline{\epsilon}}^P = \sum_{s=1}^{N^s} \dot{\gamma}^s \underline{m}^s \quad (2)$$

Mallin tarjoama lähestymistapa mahdollistaa vaurioiden tapahtumisen kiteiden sisäisissä tasoissa ja mahdollistaa plastisen muodonmuutoksen syntymisen halutulla keinolla. Vaurion ei myöskään tarvitse olla muuttuja nolla ja yhden välillä, kuten perinteisissä kontinuumiteorian keinoissa. Yksittäisen kiteen vaurioitumiseen perustuva malli mahdollistaa vaurioiden kehittymisen ja siihen liittyvän materiaalin pehmenemisen muutoksen antaen lisäksi mahdollisuuden mallintaa säröjen sulkeutumista. Mallissa on plastisen muodonmuutoksen ja vaurioitumisen välillä kaksisuuntainen yhteys, jonka avulla vaurioituminen mahdollistaa paikallisen muodonmuutoksen ja paikallinen muodonmuutos mahdollistaa säröjen ydintymisen ja kasvun.

Martensiittisissa teräksissä dislokaatioiden liukuman ajatellaan aiheuttavan plastisen muodonmuutoksen. Dislokaatioiden liukuman nopeutta kuvaa yhtälö

$$\dot{\gamma}^s = \dot{\nu} \text{sign}(\tau^s) = \left\langle \frac{|\tau^s - x^s| - r^s - \tau_0}{K} \right\rangle^n \text{sign}(\tau^s - x^s) \quad (3)$$

missä K ja n ovat materiaalin viskositeettiparametrejä, τ^s on sen hetkinen leikkausjännitys systeemissä ja τ_0 on liukusysteemien $\{110\}$ $\langle 111 \rangle$ ja $\{112\}$ $\langle 111 \rangle$ alkuperäinen leikkautumisvastus, jonka ajatellaan yksinkertaisuuden vuoksi olevan sama molemmille systeemeille. Viskositeettiparametri K on kuvaa materiaalin viskoosivastusta ja n venymänopeusriippuvuutta. Molempia liukusysteemejä on 12 kappaletta. r^s on isotrooppinen lujittumismuuttuja.

τ^s saadaan kaavasta

$$\tau^s = (\underline{\underline{\Lambda}} : \underline{\underline{\epsilon}}^E) : \underline{\underline{m}}^s \quad (4)$$

missä $\underline{\underline{C}}^e$ on Cauchy-Green tensori, $\underline{\underline{E}}_{gl}$ Green-Lagrange venymätensori ja $\underline{\underline{\Lambda}}$ elastisen jäykkyyden tensori.

Kinemaattisen lujittumisen kehittymisen määrittävä parametri x^s saadaan yhtälöstä

$$x^s = c\alpha_s; \quad \dot{\alpha}_s = (\text{sign}(\tau^s - x^s) - d\alpha_s)\dot{\nu}^s; \quad \nu^s = \int_0^t |\dot{\gamma}^s| \quad (5)$$

jossa kumulatiivisen plastisen liukuman nopeus $\dot{\nu}^s$ määrää kinemaattisen lujittumisen kehityksen ja materiaalin kinemaattisen lujittumisen parametrit c ja d liittyvät sen intensiteettiin.

Liukusysteemeille $\{110\} \langle 111 \rangle$ ja $\{112\} \langle 111 \rangle$ pätee sama virtaussääntö, mutta viskositeettiparametrien K ja n arvot voivat olla eroavat, kuten myös kriittisen leikkausjännityksen arvot. Nämä parametrit voidaan tarvittaessa määrittää kokeellisten tulosten pohjalta. Liukusysteemien aktivoitumisen kriittiset arvot kuitenkin pidetään yhtäsuurina yksinkertaisuuden vuoksi.

Venymän kerääntymisen ajatellaan laskevan paikallista vastusta liukutasojen välisen lovien syntymiselle. Tämä luo yhteyden plastisen muodonmuutoksen ja vaurioitumisalttiuden välille. Tällöin voidaan luoda vapaalle energialle tiheysfunktio, jossa on elastinen osa ja plastinen osa. Kokonaisvaltaisessa mallissa energiatiheysfunktioon sisältyisi myös vaurion osa.

$$\rho\Psi(\underline{\underline{\epsilon}}^e, \nu) = \rho\Psi^e(\underline{\underline{\epsilon}}^e) + \rho\Psi^p(\nu) \quad (6)$$

Isotrooppista lujittumista tapahtuu kaikissa systeemeissä. Isotrooppisen lujittumismuuttujan r^s määrittävä yhtälö perustuu kahden liukusysteemin väliseen vuorovaikutukseen. Vaurioitumisen ja plastisuuden yhteys on myös riippuvainen isotrooppisesta lujittumisesta ja pehmenemisestä.

$$r^s = \tau_0 + Q \sum_r H_{rs} \{1 - \exp(-b\nu^r)\} \quad (7)$$

H_{rs} on vuorovaikutusmatriisi, joka on määritetty tilakeskiselle kuutiolliselle hila-

rakenteelle. Se on kooltaan 24×24 sisältää kahdeksan itsenäistä vakiota. Q ja b ovat isotrooppisen lujittumisen parametrejä. Kinemaattisen lujittumisen parametrit määritetään aiempien kokeiden perusteella.

Vaurion huomioimien monimutkaistaa mallia merkittävästi. Vaurion osuuteen mallissa sisältyvät esimerkiksi särön avautumisen, sulkeutumisen ja leikkautumisen ilmiöt.

3.3 KÄYTETYT PARAMETRIT

Mallille käytetyt parametrien arvot ovat samat kuin Lindroos et al. (2019) julkaisussa, lukuun ottamatta vuorovaikutusmatriisien arvoja. Vuorovaikutusmatriisit on yksinkertaisuuden vuoksi asetettu arvoon 1.0. Arvot vastaavat martensiittiselle teräkselle määritettyjä arvoja ja ne on esitetty taulukossa 1.

| Parametri | Arvo | Yksikkö |
|------------------|---------|-------------------------|
| Elastiset vakiot | | |
| y_{1111} | 198 000 | [MPa] |
| y_{1122} | 78 125 | [MPa] |
| y_{1212} | 70 700 | [MPa] |
| Liukuparametrit | | |
| R_0 | 169.0 | [MPa] |
| K | 169.0 | [MPa.s ^{1/n}] |
| n | 50.0 | - |
| b | 19.0 | - |
| Q | 37.0 | [MPa] |
| c | 2000.0 | [MPa] |
| d | 200.0 | [MPa] |
| h_1 | 1.0 | - |
| h_2 | 1.0 | - |
| h_3 | 1.0 | - |
| h_4 | 1.0 | - |
| h_5 | 1.0 | - |
| h_6 | 1.0 | - |
| h_7 | 1.0 | - |
| h_8 | 1.0 | - |

Taulukko 1: Martensiitille käytettävät kideplastisuusmallin parametrit.

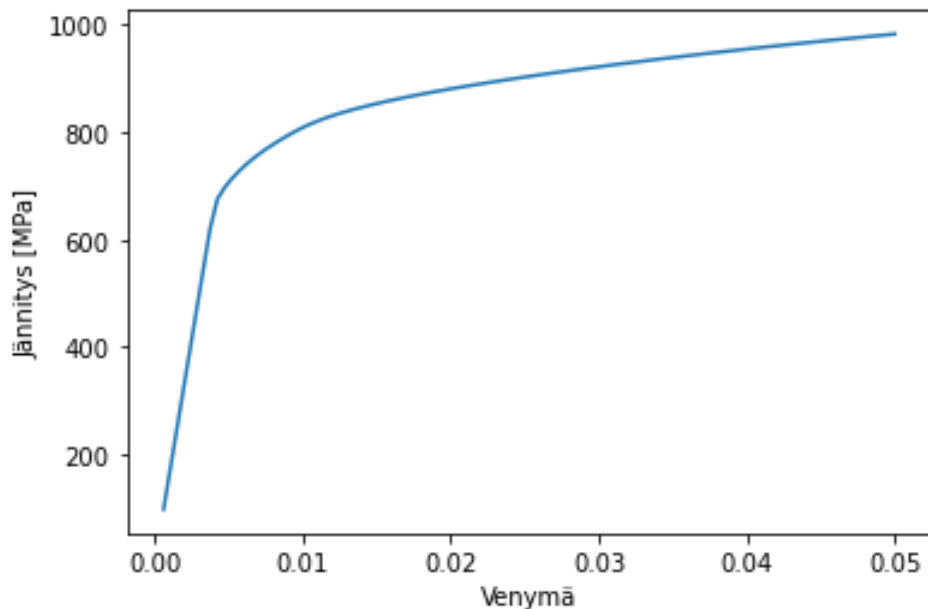
4 TULOKSET

4.1 SIMULOINTITILANNE

Käytettävä kideplastisuusmalli otettiin käyttöön Zset-ohjelmistossa, jossa suoritettiin FEM-simulaatioita ZÉBULON-elementtiratkaisijalla. Simulaatioiden tuottaman datan käsittelyyn käytettiin Pythonia.

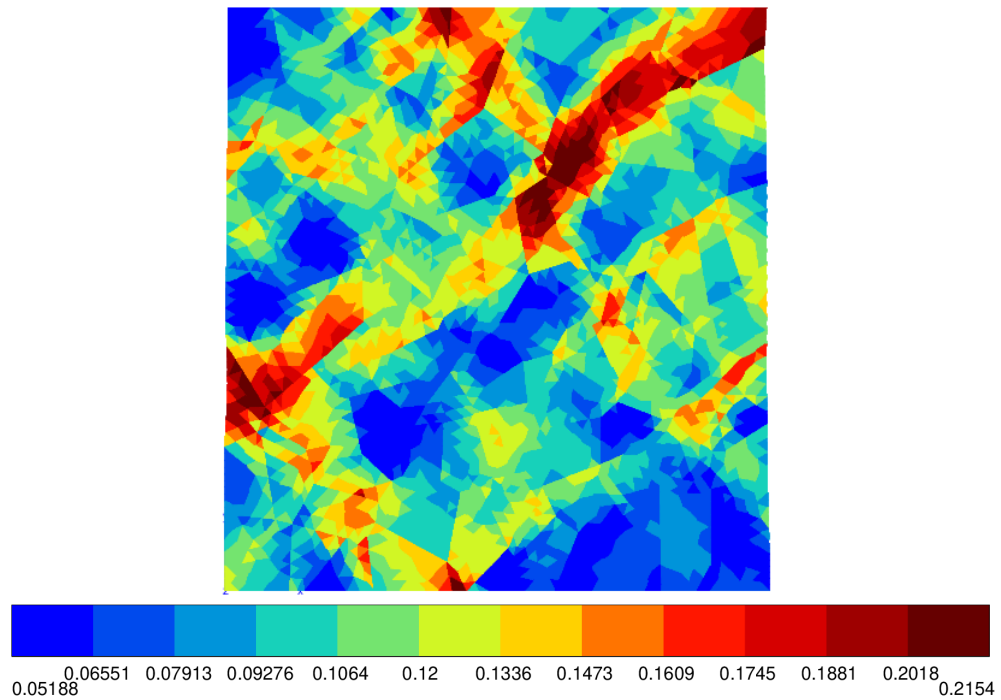
4.1.1 PUHTAAN MATERIAALIN VETOKOE

Kuvassa 2 esitetylle mikrorakenteelle suoritettiin yksiaksiaalinen vetokoe. Kokeessa rakennetta venytettiin 0.05 venymään saakka. Tuloksista muodostettu jännitys-venymäkäyrä on esitetty kuvassa 4. Kuvaajasta havaitaan kappaleen jännitys-venymäkäyrän mukailevan martensiittiselle teräkselle tyypillistä jännitys-venymäkäyrää. Käyrän perusteella voidaan materiaalin myötölujuuden määrittää olevan noin 700 MPa. Tulos vastaa Lindroos et al. (2019) saamia tuloksia vetokokeelle ilman materiaalin vaurioitumista. Käyrä ei käänny laskuun missään vaiheessa vaurioitumisen huomiotta jättämisestä johtuen.



Kuva 4: 100-rakeisen mikrorakenteen vetokokeen jännitys-venymäkäyrä.

Kumulatiivinen deformaatio, kun kappaleen kokonaisvenymä on 0.05, on esitetty ku-

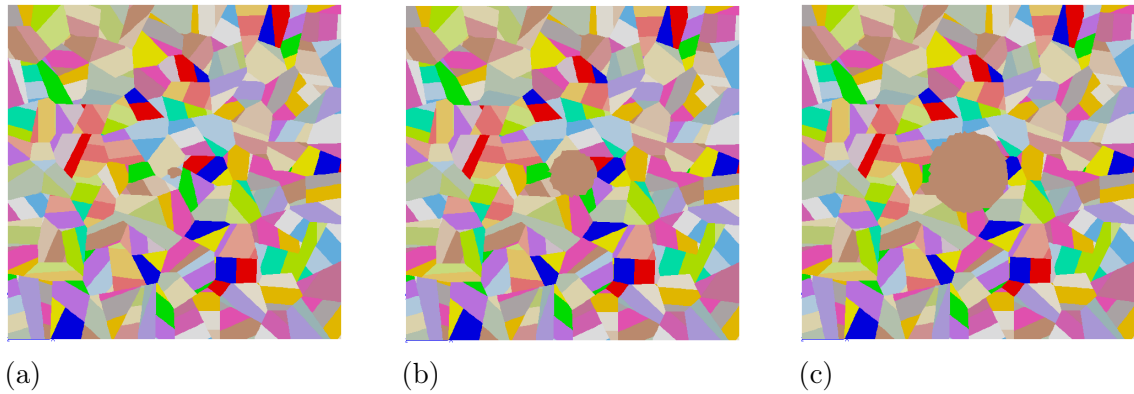


Kuva 5: 100-rakeisen koekappaleen kumulatiivinen plastinen venymä kokonaisvenymän ollessa 0.05.

vassa 5 FEM-analyysin integrointipistedatana. Deformaation havaitaan paikallistuvan voimakkaasti tietyille alueille, erityisesti kappaleen oikeasta ylänurkasta viistosti sen keskikohtaan, sekä lähelle vasemman kyljen keskikohtaa. Tämä paikallistuminen voidaan selittää materiaalin rakeiden suuntautumisella. Venymä paikallistuu suotuisasti suuntautuneiden rakeiden alueelle, sillä niiden liukutasot ovat suuntautuneet otollisesti kuormitussuuntaan nähden. Tällöin plastinen deformaatio tapahtuu pienemmällä vaaditulla kuormituksella suhteessa ympäröiviin rakeisiin.

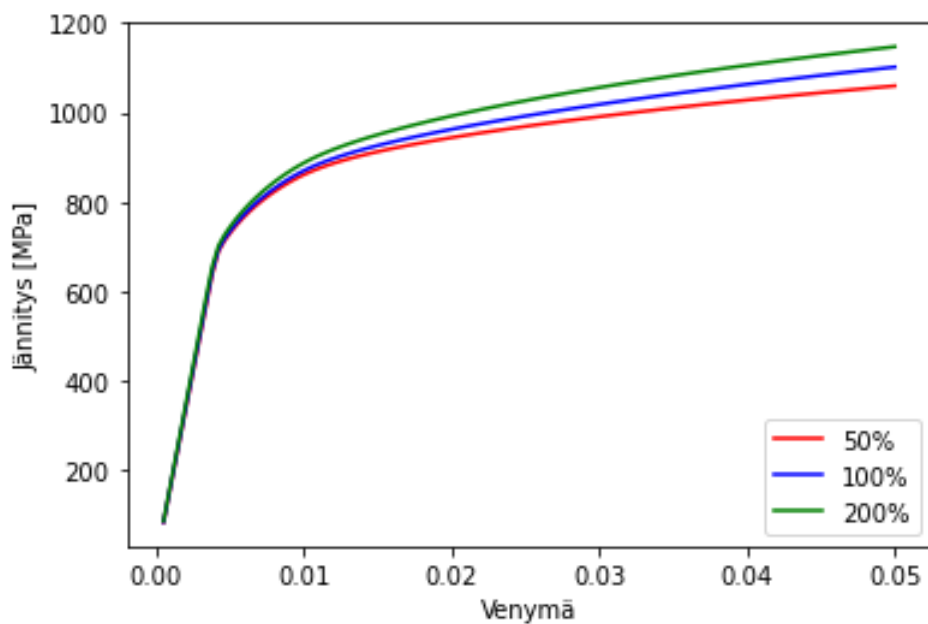
4.1.2 VETOKOKEITA ERILAISILLA SULKEUMILLA

Työssä tarkasteltiin vetokokeiden avulla sulkeuman vaikutusta materiaalin lujuuteen. Vetokokeissa käytettiin kolmea erilaista 50 perinnäisen austeniittirakeen mikrorakennetta, jossa oli keskellä sulkeuma, ja koe suoritettiin venymäohjatusti 0.05 venymään saakka. Sulkeumien koot on suhteutettu keskimääräiseen raekokoon, ja käytetyt koot olivat 50 %, 100 % ja 200 % perinnäisen austeniitin raekoosta. Sulkeumille käytetty kimmomoduulin arvo oli vetokokeessa 400 GPa ja Poissonin vakion arvo oli 0.32. 389 GPa on kovalle, esimerkiksi alumiinioksidista koostuvalle, sulkeumalle tyypillinen kimmokerroin (Pineau & Forest 2017), mutta yksinkertaisuuden vuoksi sulkeuman kimmokertoimeksi on valittu 400 GPa. Tarkasteltavat sulkeumat



Kuva 6: Tarkasteltavat sulkeuman sisältävät mikrorakenteet. Perinnäisen austeniitin raekokoon suhtautettuna sulkeumien koot ovat (a) 50 %, (b) 100 % ja (c) 200 %.

sisällytettynä martensiittisen alirakenteen omavaan mikrorakenteeseen on esitetty kuvassa 6.

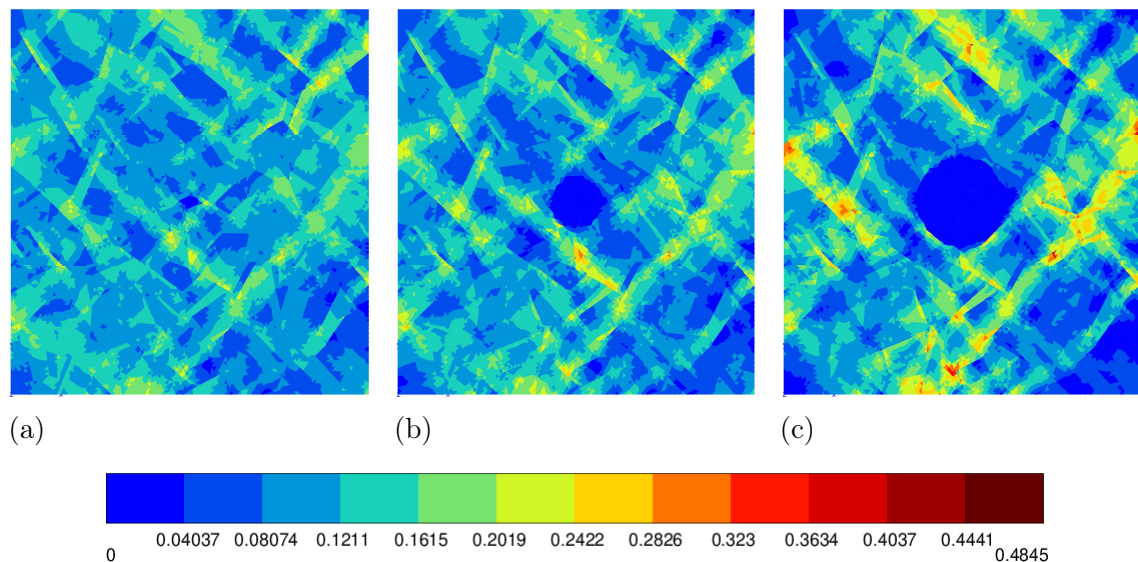


Kuva 7: Erikokoisten sulkeumien jännitys-venymäkäyrät sulkeuman kimmomoduulin ollessa 400 GPa.

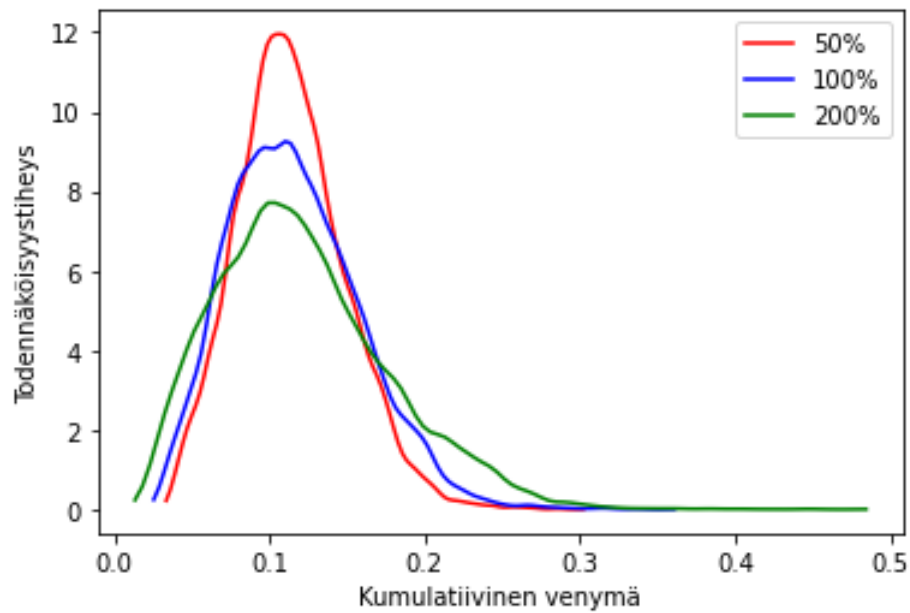
Kuvassa 7 on esitetty jokaisen sulkeuman vetokokeen tuottama jännitys-venymäkäyrä. Kuvaajasta huomataan perinnäisen austeniitin raekokoon verrattuna 200 % kokoisella sulkeumalla käyrän olevan ylimpänä ja 50 % alimpana. Sulkeuman kasvaessa raekokoon nähden voidaan siis todeta materiaalin lujuuden kasvavan. Materiaali kuitenkin myötää jokaisella sulkeumalla lähes samassa pisteessä, mutta myötörajan ylityttyä suuremman sulkeuman sisältävä materiaali säilyttää lujuutensa paremmin.

Tämän voidaan päätellä johtuvan sulkeuman ja metallin matriisin välisistä elastisuuseroista. Sulkeuman kimmokerroin on suurempi kuin metallin, jolloin sen deformaatio vaatii suuremman voiman. Kun sulkeuman pinta-alan projektio kuormitussuuntaan nähden kasvaa, tulee myös kuormituksen kasvaa saman deformaation aikaansaamiseksi.

Kuvassa 8 esitetään jokaisen koekappaleen kumulatiivinen plastisuus FEM-analyysin integrointipistedatana. Havaitaan, että suurin sulkeuma (8c) saa suurimmat plastisuuden arvot ja pienin sulkeuma (8a) pienimmät. Pienimmällä sulkeumalla plastisuus on kuitenkin kohtalaisen tasaisesti jakautunut kaikkialle kappaleeseen, kun taas suurimmalla sulkeumalla plastisuus on selvästi paikallistunut keskelle kappaleen sivuja. Kappaleen lävistäjillä puolestaan havaitaan plastisuuden olevan alhaisempaa, kuin pienimmän sulkeuman sisältävässä kappaleessa. Keskikokoisen sulkeuman (8b) deformaatio on luonnollisesti näiden kahden tapauksen välillä. Tämä ilmiö havaitaan myös kuvan 9 esittämistä kumulatiivisen venymän jakaumasta jokaiselle koekappaleelle. Suurimman sulkeuman jakauma on selkeästi laajemmalle levinnyt, kuin kahden pienemmän. Pienimmän sulkeuman jakauma puolestaan on hyvin kapea. Voidaan siis todeta venymän paikallistumisen olevan voimakkaampaa sulkeuman koon kasvaessa.



Kuva 8: Koekappaleiden kumulatiiviset plastiset venymät, kun koko kappaleen venymä on 0.05.



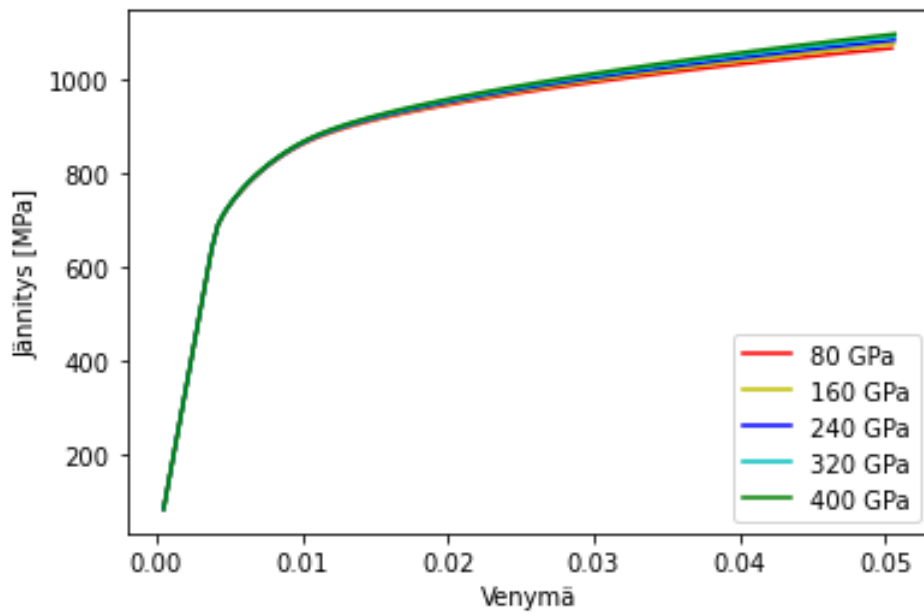
Kuva 9: Kumulatiivisen plastisen venymän todennäköisyystiheysfunktiot erikokoisille sulkeumille.

4.1.3 SULKEUMAN KIMMOKERTOIMEN VAIKUTUS KAPPALEEN KÄYTTÄYTYMISEEN

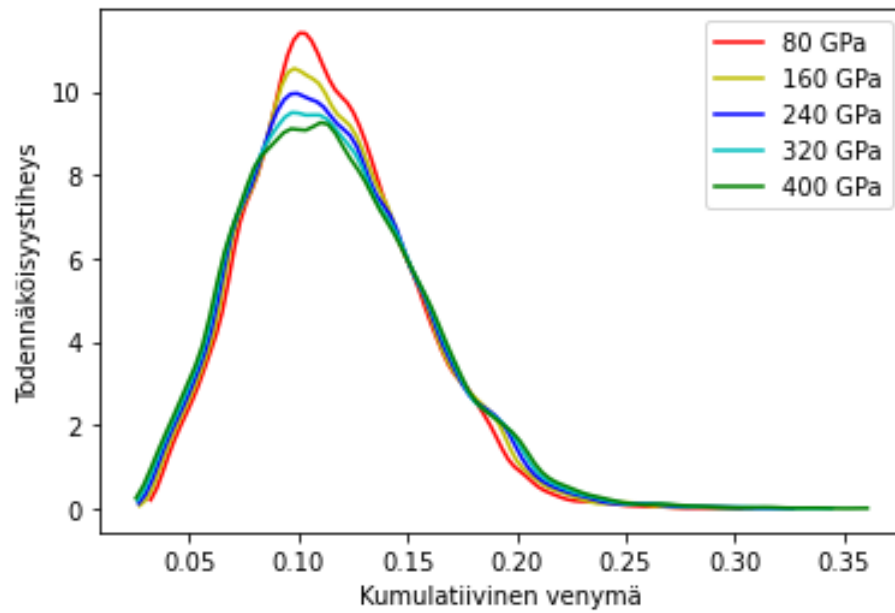
Sulkeumien kimmokertoimen vaikutusta materiaaliin syntyvään maksimijännitykseen ja venymän paikallistumiseen tarkasteltiin vetokokeilla. Tarkastelu suoritettiin kuvassa 6b esitetyllä kappaleella, jossa sulkeuman koko on 100 % perinnäisen austeniitin raakoista. Sulkeuman kimmokerrointa kasvatettiin arvosta 80 GPa arvoon 400 GPa saakka, sen kasvaessa aina 80 GPa jokaisella askeleella.

Kappaleelle suoritettiin venymäohjattu vetokoe 0.05 venymään saakka. Vetokokeesta saatu jännitys-venymäkäyrä on esitetty kuvassa 10. Kuvasta nähdään, että sulkeuman kimmokertoimen vaikutus kappaleen lujuuteen on hyvin alhainen. Suuri sulkeuman kimmokerroin kuitenkin nostaa kappaleen lujuutta myötörajan ylityttyä.

Kuvassa 11 on esitettyinä kumulatiivisen plastisuuden todennäköisyystiheysfunktiot sulkeuman eri kimmokertoimilla. 400 GPa sulkeuman tiheysfunktion huipun olevan selkeästi 80 GPa sulkeuman huippua alempana. 400 GPa sulkeuman kuvaaja kuitenkin levittyy hieman laajemmalle, kuin 80 GPa sulkeuman. Kuvaajan perusteella voidaan siis todeta sulkeuman kimmokertoimen kasvaessa kumulatiivisen venymän

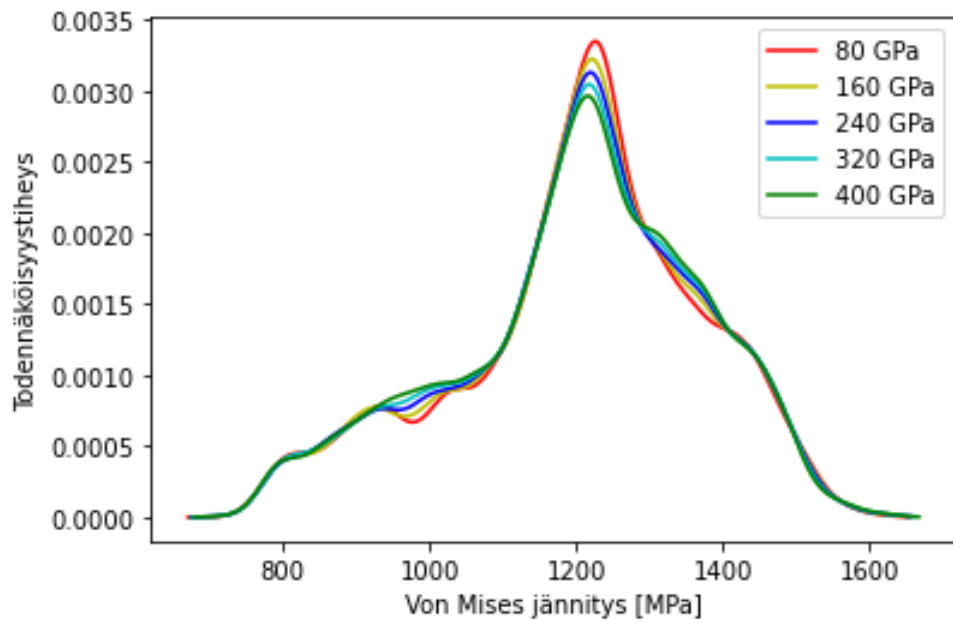


Kuva 10: Kooltaan 100 % keskimääräisestä raekoosta olevan sulkeuman sisältävän kappaleen vetokoe sulkeuman kimmokertoimen eri arvoilla.

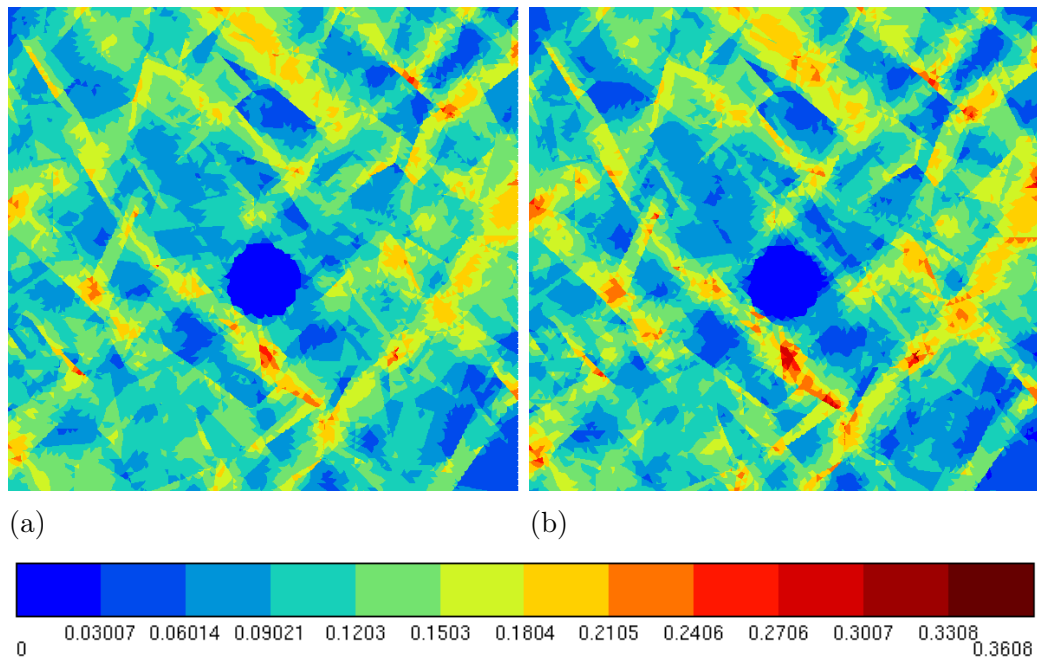


Kuva 11: Kumulatiivisen plastisen venymän todennäköisyystiheysfunktiot erilaisilla sulkeuman kimmokertoimen arvoilla.

skaalan kasvavan. Pehmeällä sulkeumalla venymän voidaan siis todeta jakautuvan tasaisemmin kappaleeseen. Tätä tukevat myös kuvassa 12 esitetyt Von Mises jännitysjakaumat. Suuremman sulkeuman kimmokertoimen tapauksessa jännitysten havaitaan jakautuvan laajemmalle skaalalle materiaalissa.



Kuva 12: Von Mises jännityksen todennäköisyysfunktioit erilaisilla sulkeuman kimmokertoimen arvoilla.



Kuva 13: 80 GPa (a) ja 400 GPa (b) kimmomoduulisen sulkeuman sisältävien koe-kappaleiden kumulatiiviset plastiset venymät, kun koko kappaleen venymä on 0.05.

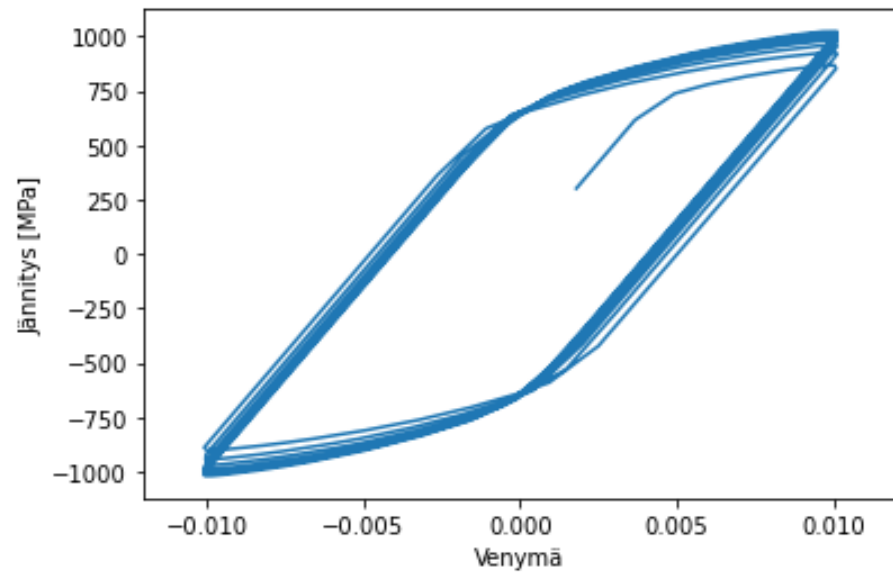
Kuvassa 13 havaitaan 400 GPa sulkeuman saavan suurempia kumulatiivisen venymän arvoja. Lisäksi havaitaan kappaleen lävistäjillä selkeästi vähemmän plastisoituneet alueet, kuin 80 GPa sulkeuman sisältävällä kappaleella. Voidaan todeta, että

sulkeuman kimmokertoimen kasvulla on samankaltainen vaikutus, kuin suuren kimmomoduulin omaavan sulkeuman koon kasvulla. Materiaalin lujuus kasvaa erityisesti myötörajan ylittyttyä, mutta plastisuus paikallistuu voimakkaammin kappaleessa. Koska plastisuus linkittyy vaurioitumiseen, voidaan kovan sulkeuman päätellä todennäköisesti johtavan ennenaikaiseen vaurioitumiseen.

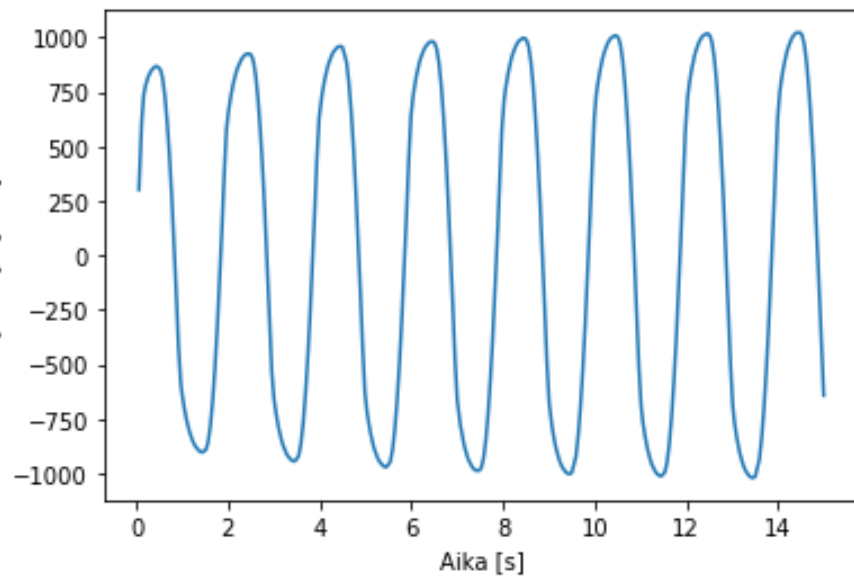
4.1.4 SULKEUMAN SISÄLTÄVÄN KAPPALEEN SYKLINEN KUORMITUS

Sulkeumat estävät dislokaatioiden liikettä kappaleessa, mistä johtuen sulkeuman ympärille voi muodostua dislokaatiokeskittymä. Dislokaatioiden paikallistuessa venymäenergia kasvaa alueella. Venymäenergian kriittisen arvon ylittyessä väsymissärö ydintyy (Tanaka & Mura 1982). Erityisesti korkean kuormanvaihtoluvun väsymisessä väsymissärö ydintyykin yleensä sulkeuman vaikutuksesta (Pineau & Forest 2017).

Syklisen kuormituksen tilanteessa tarkastellaan kuvassa 6b esitettyä kooltaan 100 % keskimääräisestä raekoosta olevaa sulkeumaa. Simulaatio suoritettiin venymäohjatusti 0.01 venymäamplitudilla. Sulkeumalle käytettiin kimmomoduulin arvoa 400 GPa ja Poissonin vakiota 0.32. Kuormitus toteutettiin siniaallon muodossa. Kuormitussuhde R_ϵ oli -1. Tuloksena saatiin jännitys-venymähystereesikuvaaja ja aksiaalista jännitystä ajan suhteen esittävä kuvaaja. Kuvaajat on esitetty kuvassa 14. Hystereesikuvaajasta 14a havaitaan kinemaattisen ja isotrooppisen lujittumisen vaikutus, sillä se stabilisoituu vasta useiden syklien jälkeen. Hystereesi vastaa muodoltaan hyvin Lindroos et al. (2019) saamia tuloksia, joissa mallissa on ollut mukana vain plastisuus. Väsymiskäyttäytymisen stabilisoituminen on havaittavissa myös jännitystä ajan suhteen esittävästä käyrästä kuvassa 14b, jossa havaitaan jännitysamplitudin nouseminen muutaman ensimmäisen syklin aikana, jonka jälkeen se tasaantuu. Tämä stabilisoituminen vastaa Schäfer et al. (2019) saamia tuloksia väsymiskäyttäytymisen tasaantumisesta.



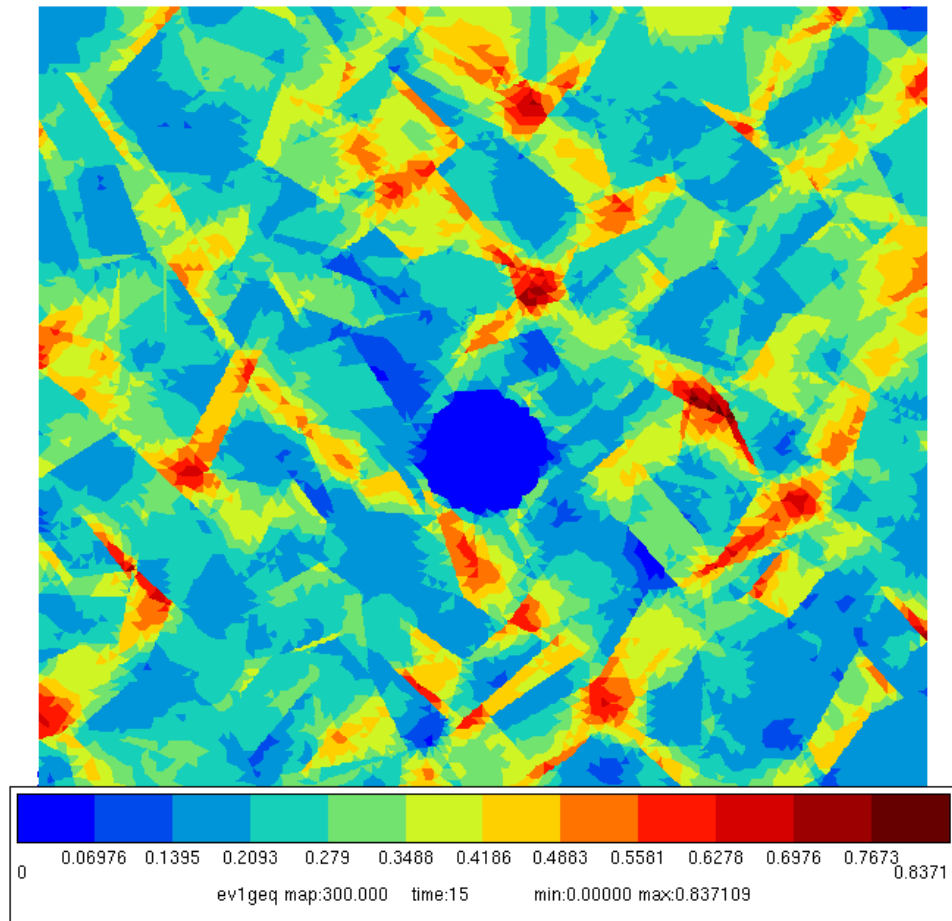
(a)



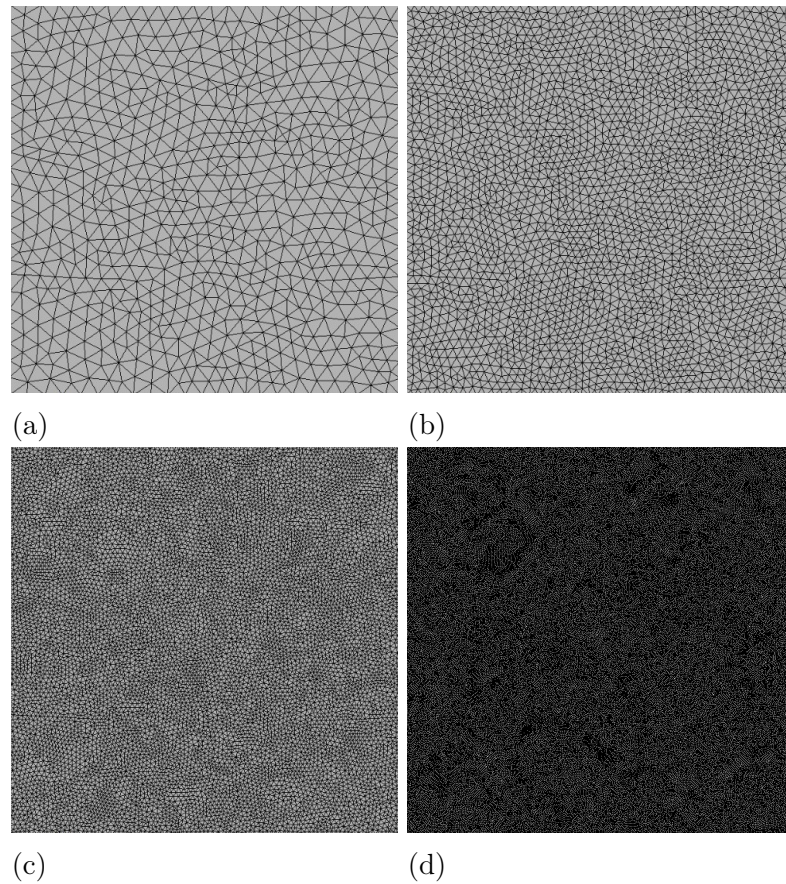
(b)

Kuva 14: Koekappaleen jännitys-venymäkäyrä syklisessä kuormituksessa (a) ja kuormitusakselin suuntainen jännitys ajan funktiona (b).

Plastisuuden paikallistuminen on esitetty kuvassa 15, josta havaitaan sen paikallistuvan erityisesti materiaalin matriisiin. Plastisuus paikallistuu erityisesti suotuisasti suuntautuneiden kiteiden alueelle. Sulkeuman havaitaan vaikuttavan plastisuuden paikallistumiseen niin, että sen kohdalla kuormitusakselin suuntaisesti on hieman enemmän plastisuutta, kuin muualla matriisissa. Tämä johtuu sulkeuman ja matriisin välisestä elastisuuserosta, jonka vuoksi matriisin navoilla olevan materiaalin on venyttävä enemmän kuin muun matriisin. Plastisuuden paikallistumisen materiaalin matriisiin kauas sulkeuma-matriisi -rajapinnasta voidaan ajatella johtuvan erityisesti sulkeuman ideaalisesta kiinnittymisestä materiaalin matriisiin. Jos sulkeuma olisi esimerkiksi osittain irtautunut matriisista, olisi se materiaalin väsymiskäyttäytymiselle huomattavasti kriittisempää, kuten Schäfer et al. (2019) on osoittanut.



Kuva 15: Kooltaan 100 % perinnäisen austeniitin raekoosta olevan sulkeuman sisältävän kappaleen venymäohjatun syklisen kuormituksen aiheuttama kumulatiivinen plastisuus.

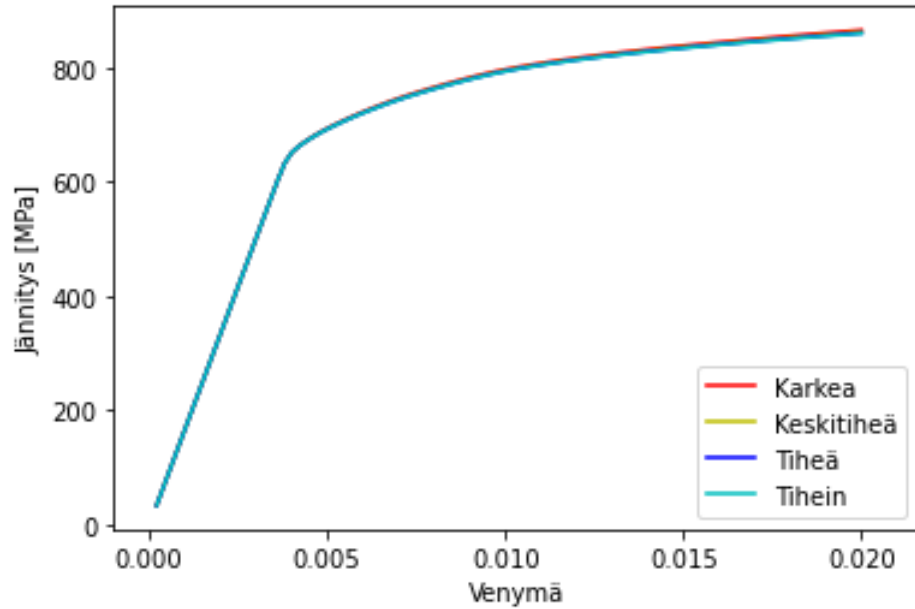


Kuva 16: Elementtiverkon tiheyden vaikutuksen tarkastelussa käytetyt verkot: karkea (a), keskitiheä (b), tiheä (c) ja tihein (d).

4.2 ELEMENTTIVERKON TIHEYDEN VAIKUTUKSEN TARKASTELU

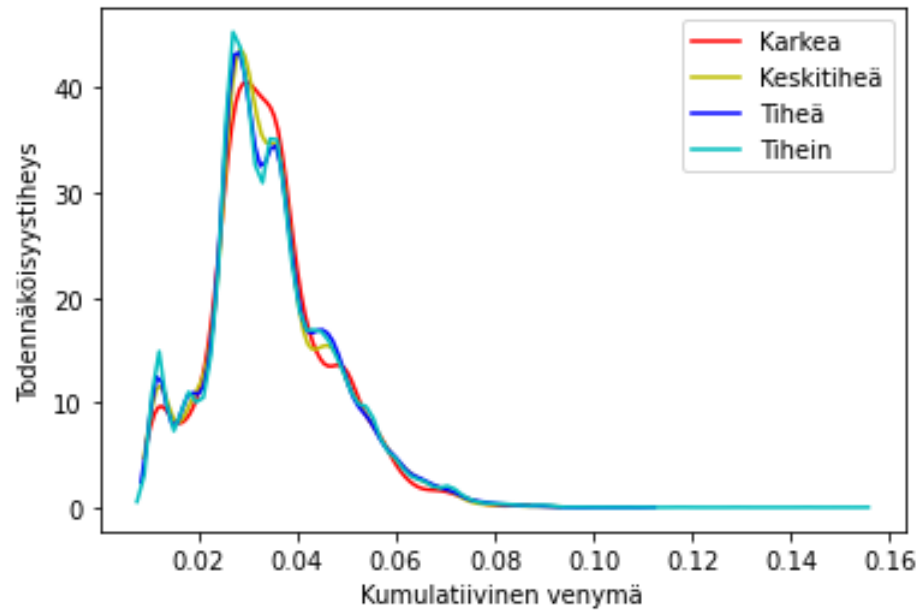
Tässä osiossa tarkastellaan elementtiverkon tiheyden mahdollista vaikutusta saatuihin tuloksiin kideplastisuusmallin simulaatioissa. Tarkastelussa käytettiin 30-rakeista mikrorakennetta, joka vastaa raerakenteeltaan kuvan 2 jäännösausteniittista rakennetta. Mikrorakenne on valittu kohtalaisen pieneksi tiheimmän verkon laskennallisen raskauden vuoksi. Tarkastelua varten suoritettu vetokoe vedettiin vain 0.02 venymään saakka johtuen samasta syystä. Verkon tiheyden vaikutusta tarkastellaan jännitys-venymäkäyrien, sekä Von Mises ja kumulatiivisen plastisen venymän jakaumien avulla. Karkeassa verkossa on 1403 elementtiä, keskitiheässä 5111, tiheässä 19230 ja tiheimmässä 114987. Käytetty elementtityyppi on lineaarinen kolmioelementti. Elementtiverkot on esitetty kuvassa 16. Jännitys-venymäkäyrät jokaisella verkon tiheydellä on esitetty kuvassa 17. Käyrien havaitaan olevan lähes päällekkäin. Niiden välinen ero on niin pieni, että voidaan todeta karkeimman elementtiverkon

olevan riittävän tarkka, ja täten elementtiverkon tiheyden vaikutuksen tapausten välillä olevan merkityksettömän pieni globaalin käyttäytymisen kannalta.

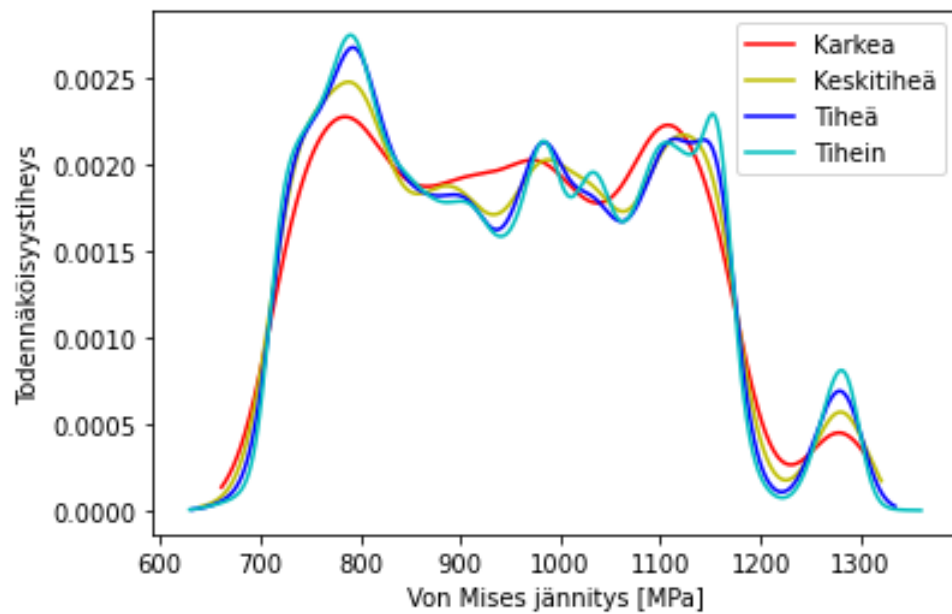


Kuva 17: 30-rakeisen mikrorakenteen vetokokeen jännitys-venymäkäyrä eri elementtiverkon tiheyksillä.

Kuvassa 18 esitettyssä kumulatiivisen plastisuuden jakauman kuvaajassa havaitaan tiheimmän verkon jakaumassa teräviä huippuja. Kaikkien verkkojen tuottamat jakaumat ovat kuitenkin hyvin saman muotoisia. Voidaan todeta, että tiheämpi verkko mahdollistaa tarkemman plastisuuden paikallistumisen, josta terävät huiput johtuvat. Karkeimmankin verkon jakauma kuitenkin kertoo hyvin plastisuuden jakautumisesta materiaaliin, joten sen voidaan todeta olevan riittävän tarkka. Tätä tukee myös kuvassa 19 esitetty Von Mises jännityksen jakaumat eri verkon tiheyksillä. Kaikilla jakaumilla on suurpiirteisesti sama muoto, mutta verkon tihentyessä mahdollistuu tarkempi jännitysten paikallistuminen. Verkon tiheys ei siis vaikuta juurikaan kappaleen globaaliin käyttäytymiseen, mutta sillä on hieman vaikutusta lokaaliin käyttäytymiseen. Lokaalilla tasolla verkko vaikuttaa hieman tulosten arvoihin, mutta plastisuus kuitenkin jakautuu samalla tavalla materiaaliin. Tämän tarkastelun perusteella voidaan todeta, että aiempien tulosten elementtiverkon tiheydestä johtuva virhe on todennäköisesti hyvin vähäinen.



Kuva 18: 30-rakeisen mikrorakenteen kumulatiivisen plastisuuden jakaumat eri elementtiverkon tiheyksillä.



Kuva 19: 30-rakeisen mikrorakenteen Von Mises jännityksen jakaumat eri elementtiverkon tiheyksillä.

5 YHTEENVETO

Väsymisen virtuaalinen mallintaminen on historiallisesti kohtalaisen tuore ilmiö. Se on saanut 2000-luvun puolella hyvin paljon tuulta alleen tietokoneiden laskentatehon nopeasta kasvusta. Materiaalin väsyminen on puolestaan kauan tiedossa ollut ilmiö. Väsymisen mallintamiseen on useita erilaisia lähtökohtia ja täten myös kattava kirjo tarjolla olevia keinoja. Vaikka väsymiseen vaikuttavat tekijät ovat yleisesti hyvin tiedossa, on kaikissa malleissa luonnollisesti epätarkkuuksia. Malleja kuitenkin jatkuvasti kehitetään olemaan lähempänä todellisuutta. Tulevaisuuteen virtuaaliselle väsymistestaamiselle on asetettu tavoitteeksi ja tarkoitukseksi suunnitteluprosessien tehostaminen ja jopa perinteisten väsymiskokeiden täysvaltainen korvaaminen. Näiden tavoitteiden saavuttamiseen on kuitenkin vielä jonkin verran matkaa.

Tarkasteltu kideplastisuusmalli kykenee mallintamaan realistisesti materiaalin mikromekaanista käyttäytymistä. Plastisuuden havaitaan paikallistuvan suotuisasti suuntautuneiden rakeiden alueelle ja malli osoittaa vetokokeiden perusteella makroskooppisen käytöksen olevan perinteisten kokeiden mukaista. Kovan sulkeuman materiaalin lujuutta nostava vaikutus havaitaan sulkeuman koon vaikutusta tarkasteltaessa. Kun suuren kimmokertoimen omaavan sulkeuman koko on suurempi, kasvaa myös kappaleen lujuus. Sama lujuutta nostava vaikutus havaitaan myös tarkasteltaessa sulkeuman kimmomoduulin vaikutusta kappaleen kappaleen käyttäytymiseen. Suurella sulkeuman kimmomoduulilla kappaleen lujuus on suurempi, mikä onkin oletettavissa. Lisäksi havaitaan kovan sulkeuman koon kasvaessa ja sulkeuman kimmokertoimen kasvaessa voimakkaampaa plastisuuden paikallistumista kappaleessa. Tämän voidaan todeta johtuvan sulkeuman ja matriisin välisistä elastisuuseroista. Syklisessä kuormituksessa malli osoittaa realistista lujittumiskäyttäytymistä. Syklisessä kuormituksessa plastisuus paikallistuu suotuisasti suuntautuneiden rakeiden alueelle. Tulosten paikkansapitävyyttä on arvioitu elementtiverkon tiheyden tarkastelulla, jonka perusteella voidaan todeta elementtiverkon tiheyden vaikutuksen olevan merkityksetön kappaleen makroskooppiseen käyttäytymiseen ja matala lokaaliin käyttäytymiseen.

6 LÄHDELUETTELO

Ballard P, Van KD, Deperrois A et al. (1995) HIGH CYCLE FATIGUE AND A FINITE ELEMENT ANALYSIS *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 18(3): 397–411.

DOI <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1995.tb00886.x>

Cailletaud G (2010) Multiscale Modelling of Plasticity and Fracture by Means of Dislocation Mechanics luku Basic ingredients, development of phenomenological models and practical use of crystal plasticity Vienna: Springer Vienna 271–326.

DOI https://doi.org/10.1007/978-3-7091-0283-1_6

Chaboche JL & Lesne PM (1988) A NON-LINEAR CONTINUOUS FATIGUE DAMAGE MODEL *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 11(1): 1–17.

DOI <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1988.tb01216.x>

Christman T, Needleman A, Nutt S et al. (1989) On microstructural evolution and micromechanical modelling of deformation of a whisker-reinforced metal-matrix composite *Materials Science and Engineering: A* 107: 49–61. Poceedings of the Symposium on Interfacial Phenomena in Composites: Processing Characterization and Mechanical Properties.

DOI [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(89\)90374-2](https://doi.org/10.1016/0921-5093(89)90374-2)

Dixon B, Burchill M, Main B et al. (2020) Progress on the Pathway to a Virtual Fatigue Test Niepokolczycki A & Komorowski J (toim.) ICAF 2019 – Structural Integrity in the Age of Additive Manufacturing Cham: Springer International Publishing 816–830.

Gomez-Escalonilla J, Garijo D, Valencia O et al. (2020) Development of Efficient High-Fidelity Solutions for Virtual Fatigue Testing Niepokolczycki A & Komorowski J (toim.) ICAF 2019 – Structural Integrity in the Age of Additive Manufacturing Cham: Springer International Publishing 187–200.

Holappa L (2020) Uudistettu Miekk-ojan metallioppi. Osa II Helsinki: Teknologiainfo Teknova Oy. Toisen osan kirjoittajat eli Heikki Miekk-ojan alkuperäisen tekstin työstäjät: Lauri Holappa ja kuusi muuta.

Kumpula A, Vaara J, Leppänen A et al. (2017) Nodular Cast Iron ONERA Fatigue

- Model Fitting *Rakenteiden Mekaniikka* 50(3): 179–181.
DOI <https://doi.org/10.23998/rm.64740>
- Lindroos M (2016) *Experimental and Numerical Studies on the Abrasive and Impact Behavior of Wear Resistant Steels* Tampere University of Technology. Publication Tampere University of Technology.
- Lindroos M, Laukkanen A, Andersson T et al. (2019) Micromechanical modeling of short crack nucleation and growth in high cycle fatigue of martensitic microstructures *Computational Materials Science* 170: 109185.
DOI <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2019.109185>
- Liu Y & Mahadevan S (2007) Stochastic fatigue damage modeling under variable amplitude loading *International Journal of Fatigue* 29(6): 1149–1161.
DOI <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2006.09.009>
- Moës N, Dolbow J & Belytschko T (1999) A finite element method for crack growth without remeshing *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 46(1): 131–150.
DOI [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-0207\(19990910\)46:1<131::AID-NME726>3.0.CO;2-J](https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-0207(19990910)46:1<131::AID-NME726>3.0.CO;2-J)
- Ocampo J, Millwater H, Crosby N et al. (2020) An Ultrafast Crack Growth Life Model to Support Digital Twin, Virtual Testing, and Probabilistic Damage Tolerance Applications Niepokolczycki A & Komorowski J (toim.) *ICAF 2019 – Structural Integrity in the Age of Additive Manufacturing* Cham: Springer International Publishing 145–158.
- Peng XQ, Geng L, Liyan W et al. (1998) A stochastic finite element method for fatigue reliability analysis of gear teeth subjected to bending *Computational Mechanics* 21(3): 253–261.
DOI <https://doi.org/10.1007/s004660050300>
- Pineau A & Forest S (2017) Effects of inclusions on the very high cycle fatigue behaviour of steels *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 40(11): 1694–1707.
DOI <https://doi.org/10.1111/ffe.12649>
- Przybyla CP, Musinski WD, Castelluccio GM et al. (2013) Microstructure-sensitive HCF and VHCF simulations *International Journal of Fatigue* 57: 9 – 27. Fatigue

and Microstructure: A special issue on recent advances.

DOI <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.09.014>

Rege K & Lemu HG (2017) A review of fatigue crack propagation modelling techniques using FEM and XFEM IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 276: 012027.

DOI <https://doi.org/10.1088/1757-899x/276/1/012027>

Rodney D, Ventelon L, Clouet E et al. (2017) Ab initio modeling of dislocation core properties in metals and semiconductors *Acta Materialia* 124: 633 – 659.

DOI <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2016.09.049>

Roters F, Eisenlohr P, Bieler T et al. (2010) Crystal Plasticity Finite Element Methods: In Materials Science and Engineering John Wiley & Sons, Ltd.

Sangid MD (2013) The physics of fatigue crack initiation *International Journal of Fatigue* 57: 58–72. Fatigue and Microstructure: A special issue on recent advances.

DOI <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.10.009>

Schijve J (2001) Fatigue of Structures and Materials luku Fatigue as a Phenomenon in the Material Dordrecht: Springer Netherlands 7–44.

DOI https://doi.org/10.1007/0-306-48396-3_2

Schreiber C, Kuhn C, Müller R et al. (2020) A phase field modeling approach of cyclic fatigue crack growth *International Journal of Fracture* 225(1): 89–100.

DOI <https://doi.org/10.1007/s10704-020-00468-w>

Schäfer BJ, Sonnweber-Ribic P, ul Hassan H et al. (2019) Micromechanical Modeling of Fatigue Crack Nucleation around Non-Metallic Inclusions in Martensitic High-Strength Steels *Metals* 9(12).

DOI <https://doi.org/10.3390/met9121258>

Sehitoglu H, Gall K & García AM (2004) Recent advances in fatigue crack growth modeling *International Journal of Fracture* 80(2): 165.

DOI <https://doi.org/10.1007/BF00012668>

Sham TL & Needleman A (1983) Effects of triaxial stressing on creep cavitation of grain boundaries *Acta Metallurgica* 31(6): 919–926.

DOI [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(83\)90120-7](https://doi.org/10.1016/0001-6160(83)90120-7)

- Shen H, Lin J & Mu E (2000) Probabilistic model on stochastic fatigue damage International Journal of Fatigue 22(7): 569 – 572.
DOI [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(00\)00030-X](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(00)00030-X)
- Tanaka K & Mura T (1982) A theory of fatigue crack initiation at inclusions Metallurgical Transactions A 13(1): 117–123.
DOI <https://doi.org/10.1007/BF02642422>
- Tu X, Ray A & Ghosh S (2020) A coupled crystal plasticity FEM and phase-field model for crack evolution in microstructures of 7000 series aluminum alloys Engineering Fracture Mechanics 230: 106970.
DOI <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2020.106970>
- Xin Q (2013) 2 - Durability and reliability in diesel engine system design Xin Q (toim.) Diesel Engine System Design Woodhead Publishing 113–202.
DOI <https://doi.org/10.1533/9780857090836.1.113>